



基于原位试验的砂土地震液化 判别方法对比分析

张 林

(大连理工大学土木建筑设计研究院有限公司, 辽宁 大连 116023)

摘要: 目前国外判别地震液化公式主要是基于 Seed 和 Idriss 提出的简化方法, 比较循环应力比(CSR)与循环抗力比(CRR)之间的关系来判断是否液化。CRR 的计算多是利用历史上基于原位试验地震液化数据进行拟合, 因此不同学者的拟合公式有较大区别。针对上述区别, 选取国外某港口项目的原位试验数据, 采用美国地震工程研究中心(NCEER)推荐的液化判别方法与 Boulanger 和 Idriss 判别法进行对比分析。得出以下结论: 1) 基于 SPT 试验, 上述两种方法安全系数差别不大; 基于 CPT 试验, Boulanger 和 Idriss 方法较为保守。2) NCEER 方法对预测地震液化可靠性较高, 而 Boulanger 和 Idriss 方法对工程适应性较强。3) 在进行国外相关工程设计时, 宜采用两种以上方法进行计算并相互验证。

关键词: 液化评价方法; 标准贯入试验(SPT); 静力触探(CPT)

中图分类号: U 642

文献标志码: A

文章编号: 1002-4972(2022)04-0172-08

Comparative analysis of discrimination methods for seismic liquefaction of sand based on in-situ tests

ZHANG Lin

(Design Institute of Civil Engineering & Architecture, Dalian University of Technology, Dalian 116023, China)

Abstract: At present, the formula for discriminating seismic liquefaction in foreign countries is mainly based on the simplified method proposed by Seed and Idriss, which compares the relationship between cyclic stress ratio (CSR) and cyclic resistance ratio (CRR) to determine whether liquefaction is possible. Historical seismic liquefaction data of in-situ tests are mostly utilized for fitting in the calculation of CRR, which makes the fitting formula of different scholars quite different. In view of the above differences, the in-situ test data of a foreign port project are selected in this paper, and a comparative analysis is conducted between the liquefaction discrimination method recommended by the US National Center for Earthquake Engineering Research (NCEER) and the discrimination method of Boulanger and Idriss. The following conclusions are drawn: 1) The standard penetration test (SPT) reveals that the two methods have little difference in safety factors. The results of the cone penetration test (CPT) indicate that the method of Boulanger and Idriss is conservative. 2) The NCEER method has high reliability for predicting seismic liquefaction, while the method of Boulanger and Idriss has strong engineering adaptability. 3) In the design of relevant foreign projects, two or more methods should be used for calculation and mutual verification.

Keywords: liquefaction evaluation method; standard penetration test (SPT); cone penetration test (CPT)

在地震地面运动过程中, 饱和砂性土孔隙水压力增加引起的抗剪强度或刚度降低引起明显的永久性位移, 甚至使土的有效应力近于零, 应看

作是液化。从 20 世纪 60 年代开始, 人们致力于用系统性的工程方法对这一现象进行评价, 现行的土壤液化判别方法比预测液化后果的方法更为

成熟^[1]。国内外关于液化判别的方法多使用原位试验进行计算。

用于判别土壤液化的原位试验有标准贯入锤击数试验(SPT)、静力触探试验(CPT)、剪切波速度试验(v_s)、贝克贯入试验(BPT)及动力触探试验(DPT)等, 这几种方法已被国内外学者普遍用于评价地震液化判别。不同的原位试验适用于不同的地质条件及土壤类型, 对于非砾石土壤主要通过SPT、CPT、 v_s 进行液化判别^[2], 其判别公式有广泛的数据支撑和丰富的经验; BPT、DPT可用于砾性土液化判别, 在土壤液化评价中的使用频率远低于SPT和CPT。

根据欧洲规范, 针对液化可能性的评价至少应包括现场标准贯入锤击数试验(SPT)或静力触探试验(CPT)及实验室测定土颗粒粒径分布曲线。本文主要对比分析国内外规范利用SPT及CPT的液化判别计算公式, 为相关海外工程提供借鉴。

1 国内规范

我国规范中判别液化公式主要是根据SPT来计算, 较少使用CPT。SPT操作简单且与土壤液化性质之间的数据较CPT更为丰富, 应用广泛; 而CPT数据连续、误差小。目前国内外采用的判别公式都是经验方法, 均存在自身的局限性。因此在进行土壤液化判别时, 采用多种计算方法综合判别, 有利于深层次理解地震液化, 并采取相应的抗震措施, 减少地震液化对工程产生的危害。

1.1 标准贯入锤击数试验(SPT)

《建筑抗震设计规范》^[3]首先根据地震烈度、地质年代、粉土的黏粒含量、上覆非液化土层厚度和地下水位深度之间的关系初步判断是否需要进行液化判别。若需判别, 在地面下20 m深度范围内, 应根据下式进行计算:

$$N_{cr} = N_0 \beta [\ln(0.6 d_s + 1.5) - 0.1 d_w] \sqrt{3/\rho_c} \quad (1)$$

式中: N_{cr} 为液化判别标准贯入锤击数临界值; N_0 为液化判别标准贯入锤击数基准值; d_s 为饱和土标准贯入点深度(m); d_w 为地下水位(m); ρ_c 为黏粒含量百分率, 当小于3%或为砂土时, 应采用3%;

β 为调整系数。

当饱和土标准贯入锤击数(未经杆长修正)小于或等于 N_{cr} 时, 应判为液化土。对存在液化砂土层、粉土层的地基, 应探明液化土层的深度和厚度, 并计算液化指数评估液化等级, 根据液化的严重程度采取相应的抗液化措施。

1.2 静力触探试验(CPT)

《岩土工程勘察规范》^[4]提供了利用CPT的判别液化的公式, 该公式是根据地震不同烈度区的试验资料, 用判别函数法统计分析得出的。当实测计算比贯入阻力 P_s 或实测计算锥尖阻力 q_c 小于液化临界值 P_{scr} 或 q_{ccr} 时, 应判别为液化土。

2 国外判别方法

目前国外判别液化公式主要是基于Seed和Idriss^[5]提出的简化方法。1996年, Youd等^[6]专家召集了一个由国家地震工程研究中心(NCEER)主办的研讨会, 回顾了过去10年的发展, 目的就是更新和完善简化方法。国内大部分关于地震液化判别的论文亦是使用NCEER推荐的Seed和Idriss方法。Boulanger等^[7]对无黏性土的CPT和SPT液化评价方法进行了重新研究, 提出了改进方法, 该方法也常被一些国外咨询使用。

上述两种方法计算过程大体一致, 主要是一些参数取值不同。计算公式均是根据SPT和CPT数据, 计算土层的循环应力比CSR和循环抗力比CRR, 当安全系数FS大于1.25^[8], 则认为土层非液化。

3 NCEER方法

3.1 安全系数FS

$$FS = \left(\frac{CRR_{7.5}}{CSR} \right) \cdot MSF \cdot K_\sigma \quad (2)$$

式中: MSF为震级比例因子; K_σ 为竖向有效压力修正系数; $CRR_{7.5}$ 为地震震级为7.5级(矩震级)的循环抗力比; CSR为循环应力比。

最初的震级比例因子是通过将一个给定震级对应的加载循环次数的代表性曲线上的CSR值除以15个加载循环(相当于7.5级地震)得到的。

Idriss 等^[9]对震级比例因子进行了修订, 由下式计算:

$$MSF = 10^{2.24} / M^{2.56} \quad (3)$$

式中: M 为地震矩震级。

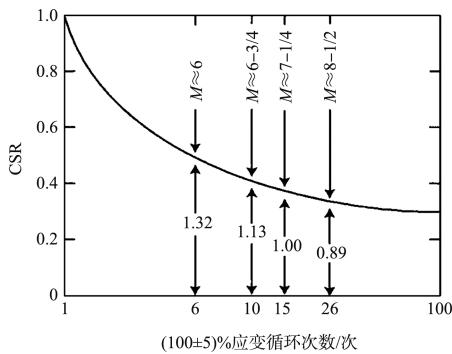


图 1 CSR 与导致液化循环次数之间的代表性关系

根据公式(3), CSR 与导致液化的循环次数之间的代表性关系见图 1。NCEER 推荐采用公式(3)计算 MSF, 但对于震级小于 7.5 级的情况, 公式(3)计算较为保守, NCEER 将其作为下限值, 上限值则建议采用 Andrus^[10] 的方法。不同研究者定义的比例因子值见表 1。

Hynes 等^[11] 编辑和分析了一个扩大的数据库, 为 K_σ 的取值提供指导和计算公式:

$$K_\sigma = \left(\frac{\sigma'_{vo}}{P_a} \right)^{f-1} \quad (4)$$

式中: σ'_{vo} 为土体计算深度处有效应力; P_a 为 1 个标准大气压强度; 相对密度 D_r 在 40% ~ 60% 时 $f = 0.7 \sim 0.8$, 相对密度 D_r 在 60% ~ 80% 时, $f = 0.6 \sim 0.7$ 。

表 1 不同研究者定义的比例因子值

矩震级 M	Seed 和 Idriss	Idriss 和 Youd	Andrus 和 Stokoe	Ambraseys	Arango		Youd 和 Noble		
					基于距离	基于能量	$P_L < 20\%$	$P_L < 32\%$	$P_L < 50\%$
5.5	1.43	2.20	2.80	2.86	3.00	2.20	2.86	3.42	4.44
6.0	1.32	1.76	2.10	2.20	2.00	1.65	1.93	2.35	2.92
6.5	1.19	1.44	1.60	1.69	1.60	1.40	1.34	1.66	1.99
7.0	1.08	1.19	1.25	1.30	1.25	1.10	1.00	1.20	1.39
7.5	1.00	1.00	1.00	1.00	1.00	1.00	—	—	1.00
8.0	0.94	0.84	0.80?	0.67	0.75	0.85	—	—	0.73?
8.5	0.89	0.72	0.65?	0.44	—	—	—	—	0.56?

注: ? 表示不确定值; P_L 表示发生液化的概率。

3.2 循环应力比 (CSR)

国外学者关于 CSR 的计算理论基本一致, 首先假定水平地面下存在一个具有单位宽度和长度的土柱, 而且土柱在地震荷载作用下做最大 a_{max} 的水平运动, 土柱底部最大剪力 $\tau_{max} = ma_{max} = \frac{\sigma_{vo}}{g} \cdot a_{max}$ 。由于土体本身是可以变形的, 因此需要乘以应力折减系数 γ_d 。同时剪应力是不规则变化的, 应用等效平均剪应力代替最大剪力 $\tau_{av} = 0.65 \tau_{max}$, 得到公式(5):

$$CSR = \frac{\tau_{av}}{\sigma'_{vo}} = 0.65 \cdot \frac{a_{max}}{g} \cdot \frac{\sigma_{vo}}{\sigma'_{vo}} \cdot \gamma_d \quad (5)$$

式中: a_{max} 为地震动峰值加速度; σ_{vo} 为土体计算深度处竖向总应力; g 为重力加速度。

随着深度的增加 γ_d 取值范围变大, 根据 Liao 等^[12] 公式计算的 γ_d 为平均值:

$$\begin{cases} \gamma_d = 1.0 - 0.00765z & (z \leq 9.15 \text{ m}) \\ \gamma_d = 1.174 - 0.0267z & (9.15 \text{ m} < z \leq 23 \text{ m}) \end{cases} \quad (6)$$

式中: z 为地表以下深度 (m)。

对于 $z > 23 \text{ m}$ 的情况, 国内外学者均给出了相关经验公式, Robertson 等^[13] 认为 $\gamma_d = 0.744 - 0.008z$ ($23 \text{ m} < z \leq 30 \text{ m}$), 但该公式缺乏验证, NCEER 因此不再推荐。

3.3 循环抗力比 (CRR)

与循环应力比不同, 循环抗力比计算是利用历史上基于原位试验地震液化数据进行拟合, 因此不同学者的拟合公式及计算参数有较大区别。

3.3.1 标准贯入锤击数试验 (SPT)

Seed 等^[14] 基于历史数据绘制的 CRR 和 $(N_1)_{60}$ 关系曲线见图 2。由图 2 可知, 随着细颗粒含量增加, CRR 明显增加。这种增加是否由液化阻力的增加或贯入阻力的减少引起尚不清楚。NCEER 在此基础上, 对于较低 $(N_1)_{60}$ 处的曲线弯曲至约 0.05。

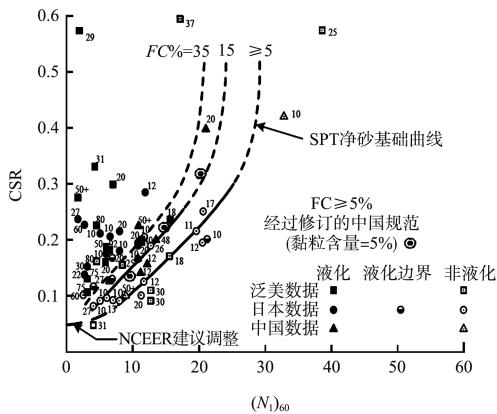


图2 基于液化案例历史数据的7.5级地震
SPT净砂基础曲线

NCEER 推荐采用 Rauch 的公式(7)拟合图 2 的曲线。

$$CRR_{7.5} = \frac{1}{34 - (N_1)_{60}} + \frac{(N_1)_{60}}{135} - \frac{50}{[10 \cdot (N_1)_{60} + 45]^2} - \frac{1}{200} \quad (7)$$

式中: $CRR_{7.5}$ 为地震震级为 7.5 级(矩震级)的循环抗力比; $(N_1)_{60}$ 为将实测贯入击数修正为上覆荷载为 100 kPa、能效比为 60% 的标准贯入击数。

公式(7)适用于 $(N_1)_{60} < 30$ 。对于 $(N_1)_{60} \geq 30$, 干净的颗粒状土壤密度太大, 不能液化, 被归类为不可液化。

对于图 2 中 FC(细粒含量)大于 5% 的情况, NCEER 建议采用下式将 $(N_1)_{60}$ 修正为 $(N_1)_{60cs}$, 以 $(N_1)_{60cs}$ 代替 $(N_1)_{60}$ 进行公式(7)计算。

$$(N_1)_{60cs} = \alpha + \beta (N_1)_{60} \quad (8)$$

式中: α 与 β 为调整参数, 根据细粒含量采用分段函数进行计算, 当 $FC \leq 5\%$, $\alpha = 0$, $\beta = 1$; 当 $FC \geq 35\%$, $\alpha = 5$, $\beta = 1.2$; 当 $5\% < FC < 35\%$, $\alpha = \exp[1.76 - (190/FC^2)]$, $\beta = 0.99 + (FC^2/1000)$ 。

除了细粒含量会影响 $(N_1)_{60}$ 的结果外, 一些仪器参数也会影响到 $(N_1)_{60}$ 取值, $(N_1)_{60}$ 计算见下式:

$$(N_1)_{60} = N_m C_N C_E C_B C_R C_S \quad (9)$$

式中: N_m 为实测标准贯入击数; C_N 为标准贯入的超荷修正系数; C_E 为锤击能量校正系数(ER); C_B 为钻孔直径修正系数; C_R 为杆长校正系数; C_S 为带衬管或不带衬管的取样器的校正系数。

NCEER 早前的论文集公布了 $C_N \leq 2.0$, 但最新的推荐公式将 C_N 最大值限制在 1.7。根据 Liao

和 Whitman, C_N 由以下公式计算:

$$C_N = \left(\frac{P_a}{\sigma'_{vo}} \right)^{0.5} \quad (10)$$

Kayen 等^[15] 提出了公式(11)。NCEER 认为公式(11)更适合 Seed 和 Idriss 等^[16] 指定的原始曲线。

$$C_N = \frac{2.2}{(1.2 + \sigma'_{vo}/P_a)} \quad (11)$$

这两个方程都可用于常规工程应用。对于其他修正系数参考文献[8]。

3.3.2 静力触探试验(CPT)

Robertson 和 Wride 根据 CPT 数据绘制的 CRR 曲线($FC \leq 5\%$)见图 3。虽然个别数据点并没有在相应曲线一侧, 但根据研究和验证, 该曲线整体可靠性较高。

$$\left\{ \begin{array}{l} CRR_{7.5} = 0.833 \left[\frac{(q_{clN})_{cs}}{1000} \right] + 0.05 \\ \quad ((q_{clN})_{cs} < 50) \\ CRR_{7.5} = 93 \left[\frac{(q_{clN})_{cs}}{1000} \right]^3 + 0.08 \\ \quad (50 \leq (q_{clN})_{cs} < 160) \end{array} \right. \quad (12)$$

式中: $(q_{clN})_{cs}$ 为纯净砂的归一化锥尖阻力。当 $(q_{clN})_{cs}$ 大于 160, 则认为土层非液化。

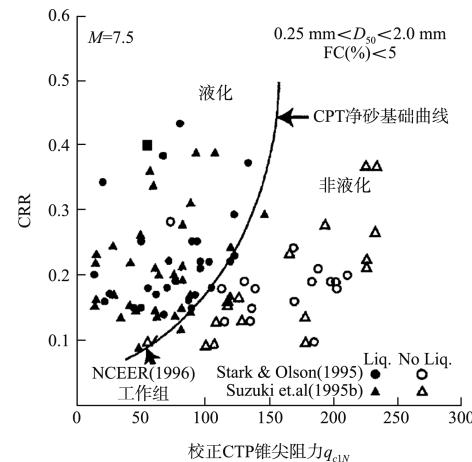


图3 基于 CPT 数据和历史经验液化数据
计算 CRR 的推荐曲线

归一化锥尖阻力 q_{clN} 根据 CPT 测量的 q_c 计算, 并根据土壤类型和深度进行校正。

$$(q_{clN})_{cs} = q_{clN} \cdot K_c \quad (13)$$

$$q_{clN} = C_q (q_c/P_a) \quad (14)$$

式中: q_{clN} 为归一化锥尖阻力; C_q 为锥尖阻力均一

化系数, $C_q = (P_a/\sigma'_{vo})^n$; q_c 为测量的锥尖阻力; K_c 为颗粒特性的修正因子, 根据土体类型指标参数 I_c 来计算, 如果 $I_c \leq 1.64$ 则 $K_c = 1$, 如果 $I_c > 1.64$ 则 $K_c = -0.403I_c^4 + 5.581I_c^3 - 21.63I_c^2 + 33.75I_c - 17.88$; n 为随土壤类型而变化的指数, 黏性土 $n = 1$, 纯净砂 $n = 0.5$, 粉土和砂质粉土 n 在 $0.5 \sim 1.0$ 取值。

$$I_c = \sqrt{(3.47 - \lg Q)^2 + (1.22 + \lg F)^2} \quad (15)$$

$$Q = [q_c - \sigma_{vo}]/P_a \cdot (P_a/\sigma'_{vo})^n \quad (16)$$

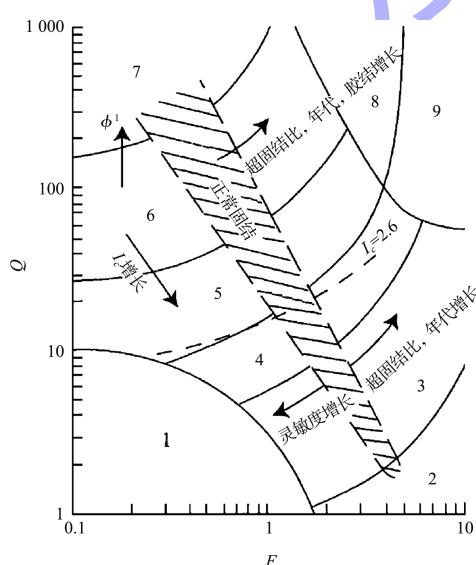
$$F = \left(\frac{f_s}{q_c - \sigma_{vo}} \right) \times 100\% \quad (17)$$

式中: I_c 为土体类型指标参数; f_s 为侧壁摩阻力; Q 为归一化无因次锥尖阻力; F 为归一化摩擦系数。

基于 CPT 的 $(q_{c1N})_{cs}$ 计算, 首先是区分土壤类型, 假设 $n = 1$, 如果 $I_c > 2.6$, 则将土壤划分为黏土, 并认为其不能液化, 计算结束; 如果 $I_c < 2.6$, 那么土壤可能是颗粒状的, 需重新计算。

假设 $n = 0.5$, 如果 $I_c < 2.6$, 那么土壤为砂性土, 计算结束; 如果 $I_c > 2.6$, 土壤可能是粉质的, 也可能是砂性的, 需重新计算。

假设 $n = 0.7$, 得到新的 I_c , 结束计算。得到 n 和 I_c 后, 可计算 C_q 和 K_c 。Robertson 提出的基于 CPT 的土类型见图 4。



注: 1. 灵敏细粒土; 2. 有机土壤-泥炭; 3. 黏土: 粉质黏土-黏土; 4. 粉土混合物: 黏质粉土-粉质黏土; 5. 砂混合物: 粉砂-砂质粉土; 6. 砂: 纯净砂-粉砂; 7. 砾砂-密实砂; 8. 非常硬的砂-黏土砂; 9. 极硬细砂。

图 4 Robertson 提出的基于 CPT 的土类型

4 Boulanger 和 Idriss 方法

4.1 安全系数 FS 和循环应力比(CSR)

Boulanger 和 Idriss 的 FS 和 CSR 的计算公式与 NCEER 相同, 但 MSF、 γ_d 、 K_σ 取值不同。

$$MSF = 1 + (MSF_{max} - 1) \left[8.64 \cdot \exp\left(\frac{-M}{4}\right) - 1.325 \right] \quad (18)$$

式中: MSF_{max} 为震级比例因子上限值, 对于 CPT 试验, $MSF_{max} = 1.09 + \left[\frac{(q_{c1N})_{cs}}{180} \right]^3 \leq 2.2$, 对于 SPT 试验, $MSF_{max} = 1.09 + \left[\frac{(N_1)_{60cs}}{31.5} \right]^2 \leq 2.2$; M 为地震矩震级。

NCEER 方法 MSF 仅与震级有关; 而 Boulanger 和 Idriss 计算的 MSF 除了与震级有关, 还与 $(q_{c1N})_{cs}$ 和 $(N_1)_{60cs}$ 有关。当 $M < 7.5$, $(q_{c1N})_{cs} \geq 180$ 或 $(N_1)_{60cs} \geq 31.5$ 时, Boulanger 和 Idriss 计算的 MSF 偏小, FS 亦偏保守。

应力折减系数由以下公式计算得出:

$$\gamma_d = \exp [\alpha(z) + \beta(z) \cdot M] \quad (19)$$

式中: $\alpha(z)$ 、 $\beta(z)$ 为深度 z 相关的计算参数, $\alpha(z) = -1.012 - 1.126 \sin\left(\frac{z}{11.73} + 5.133\right)$, $\beta(z) = 0.106 + 0.118 \sin\left(\frac{z}{11.28} + 5.142\right)$ 。

NCEER 方法仅考虑了深度的影响, 而 Boulanger 和 Idriss 考虑了震级的修正, 计算更为精确。对于 $M = 7.5$ 的情况, 当深度大于 9.15 m 时, Boulanger 和 Idriss 计算的 γ_d 明显大于 NCEER 方法, 会使 CSR 偏大、FS 偏小。

竖向有效压力修正系数由以下公式计算得出:

$$K_\sigma = 1 - C_\sigma \ln\left(\frac{\sigma'_{vo}}{P_a}\right) \leq 1.1 \quad (20)$$

对于 CPT 试验,

$$C_\sigma = \frac{1}{37.3 - 8.27 \cdot (q_{c1N})_{cs}^{0.264}} \leq 0.3 \quad (21)$$

对于 SPT 试验,

$$C_\sigma = \frac{1}{18.9 - 2.55 \cdot \sqrt{(N_1)_{60cs}}} \leq 0.3 \quad (22)$$

通过将 $(q_{c1N})_{cs}$ 限制为 ≤ 211 和 $(N_1)_{60cs} \leq 37$,

可以将系数 C_σ 限制为 0.3 的最大值。与 MSF 类似, Boulanger 和 Idriss 方法将 $(q_{C1N})_{cs}$ 和 $(N_1)_{60cs}$ 引入到 K_σ 计算中。

4.2 循环抗力比 (CRR)

4.2.1 标准贯入锤击数试验 (SPT)

$$CRR_{7.5} = \exp \left\{ \frac{(N_1)_{60cs}}{14.1} + \left[\frac{(N_1)_{60cs}}{126} \right]^2 - \left[\frac{(N_1)_{60cs}}{23.6} \right]^3 + \left[\frac{(N_1)_{60cs}}{25.4} \right]^4 - 2.8 \right\} \quad (23)$$

$$(N_1)_{60cs} = (N_1)_{60} + \Delta(N_1)_{60} \quad (24)$$

$$\Delta(N_1)_{60} = \exp \left[1.63 + \frac{9.7}{FC+0.01} - \left(\frac{15.7}{FC+0.01} \right)^2 \right] \quad (25)$$

式中: $\Delta(N_1)_{60}$ 为根据细颗粒含量的对 $(N_1)_{60}$ 进行的修正值。

$(N_1)_{60cs}$ 直接利用经验公式 (24) (25) 进行计算, FC 越小, 公式计算的 $(N_1)_{60cs}$ 与 NCEER 方法计算的结果相差越大。因此根据欧洲规范当深度小于 3 m 时, $(N_1)_{60}$ 值应降低 25%。经过设备参数修正的 $(N_1)_{60}$ 计算与 NCEER 相同, 见公式(9), 但是标准贯入的超荷修正系数 C_N 由公式(26)迭代计算, 即 m 值需要根据 $(N_1)_{60cs}$ 计算, 得到 C_N 后, 根据公式(9)计算 $(N_1)_{60}$, 最后迭代得出 $(N_1)_{60cs}$ 。

$$C_N = \left(\frac{P_a}{\sigma'_{vo}} \right)^m \leq 1.7 \quad (26)$$

$$m = 0.784 - 0.0768 \sqrt{(N_1)_{60cs}} \quad (27)$$

4.2.2 静力触探试验 (CPT)

$$CRR_{M=7.5, \sigma'_v=1} = \exp \left\{ \frac{(q_{C1N})_{cs}}{113} + \left[\frac{(q_{C1N})_{cs}}{1000} \right]^2 - \left[\frac{(q_{C1N})_{cs}}{140} \right]^3 + \left[\frac{(q_{C1N})_{cs}}{137} \right]^4 - 2.8 \right\} \quad (28)$$

$(q_{C1N})_{cs}$ 计算步骤与 $(N_1)_{60cs}$ 相同, 同样需要根据 FC 进行修正。

$$(q_{C1N})_{cs} = q_{C1N} + \Delta q_{C1N} \quad (29)$$

$$\Delta q_{C1N} = \left(11.9 + \frac{q_{C1N}}{14.6} \right) \cdot \exp \left[1.63 - \frac{9.7}{FC+2} - \left(\frac{15.7}{FC+2} \right)^2 \right] \quad (30)$$

$$q_{C1N} = C_{Ne} q_{CN} = C_{Ne} \left(\frac{q_C}{P_a} \right) \quad (31)$$

式中: Δq_{C1N} 为根据细颗粒含量对 q_{C1N} 进行的修正值; C_{Ne} 为修正系数, 物理意义与公式(26)相同, 但 $m = 1.338 - 0.249 (q_{C1N})_{cs}^{0.264}$ 。

5 对比分析

北非某拟建港区大部分处于河口汇水盆地浅滩, 原状地形自南向西北倾斜, 水深在 0~40 m。根据地勘报告钻孔揭露, Z 系列钻孔 (SPT) 主要在浅水区, 孔顶高程约为 -10 m, 岩面较深; B 系列钻孔 (CPT) 主要集中在深水区, 孔顶高程约为 -35 m, 岩面较浅。

在判别项目范围内地震液化整体趋势时, 首先对两个系列钻孔进行初步判断, 发现两个系列钻孔均存在液化土层, 见图 5、6。Z 系列钻孔液化土层主要集中在表层和软弱夹层, B 系列钻孔液化土层分布于钻孔表层, 岩面以上土层基本呈液化状态。

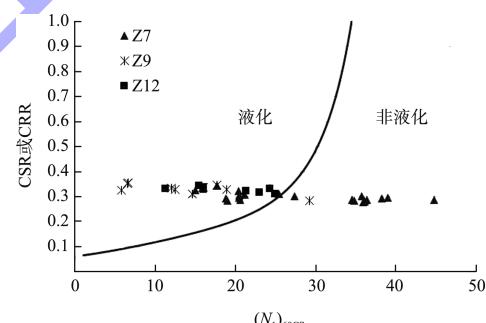


图 5 Z 系列钻孔液化判别 (SPT)

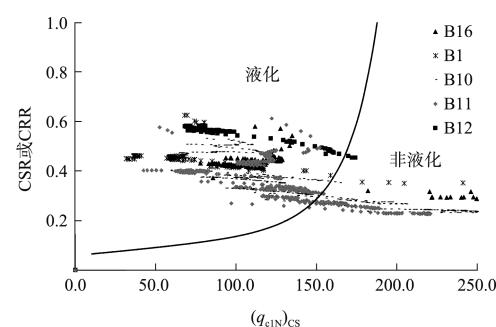


图 6 B 系列钻孔液化判别 (CPT)

为了对比两种国外方法计算的安全系数差异, 采用两个代表性的 SPT 和 CPT 钻孔进行详细计算, 见图 7。在判别是否液化时, 两种方法的结果是一致的。利用 SPT 钻孔计算出的安全系数也基

本一致。而依据 CPT 钻孔判别, 虽然均判断为液化土层, 但 Boulanger 和 Idriss 方法较为保守。

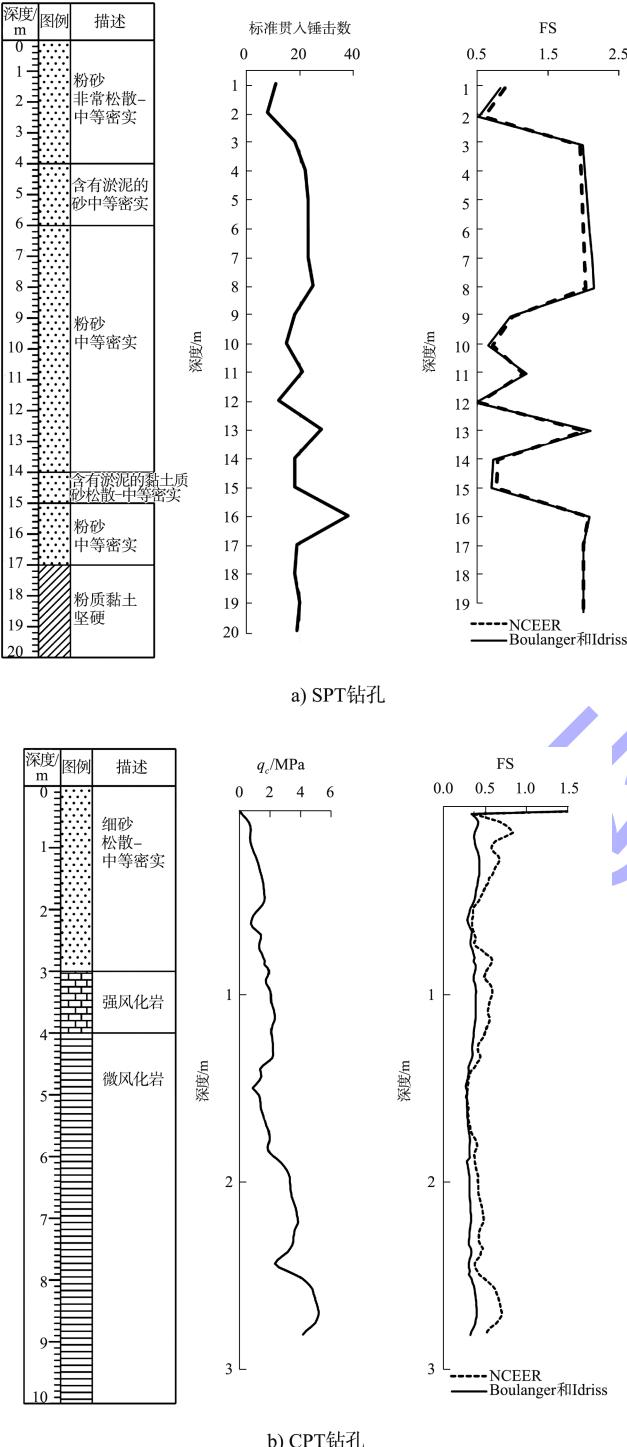


图 7 不同计算方法液化判别安全系数

研究表明, NCEER 方法对预测液化和非液化的可靠性均在 80% 以上。而 Boulanger 和 Idriss 方法从深度、细颗粒含量、上覆土压力等方面改进 NCEER 方法, 安全余量较大, 但工程实践较少。

国内规范 CPT 判别法没有考虑上覆应力对 CPT 锥尖阻力的影响, 且计算 CPT 锥尖阻力临界值偏于保守。SPT 判别法没有考虑到黏粒含量对抗液化强度的影响。因此, 国内判别液化方法更为保守。

Boulanger 和 Idriss 方法相较于其他方法, 既能满足安全性又兼顾经济性。同时, 本项目国外咨工亦推荐采用此方法。为了保持一致性, 本项目选用 Boulanger 和 Idriss 方法对原始钻孔进行液化判别。并根据码头结构类型和地质条件选取无填料振冲方法进行地基处理。

为了满足结构安全性, 在进行地基处理后的土层进行工程验收时, 无填料振冲法效果同样采用原位试验来检验。使用 SPT 操作简单, 且与土壤液化性质之间的数据较 CPT 更为丰富, 应用广泛。而使用 CPT 锥尖阻力与摩阻比指标可以建立土类分类图, 土体粒组划分、可塑性都能得到很好的反映。并且, CPT 由于数据连续、操作误差小, 近来随着历史地震数据的积累, 也逐渐成为一种液化判别的常规手段。

6 结论

1) 基于 SPT 试验, NCEER 方法和 Boulanger 和 Idriss 方法安全系数差别不大; 基于 CPT 试验, 后者较为保守。NCEER 方法对预测液化和非液化的可靠性较高, 国际认可度较高。而 Boulanger 方法是在简化方法和大量研究与经验的基础上总结的, 既安全又经济, 对国外工程适应性较强。

2) 在进行地基处理后的土层进行工程验收时, 使用 SPT 操作简单, 且与土壤性质之间的数据较 CPT 更为丰富, 应用广泛。而使用 CPT 则数据连续、操作误差小。

3) 根据欧洲规范, 针对液化可能性的评价至少应包括 SPT 或 CPT 及实验室测定土颗粒粒径分布曲线。有条件的情况下, 宜采用两种以上方法进行计算并相互验证, 并建立相关关系, 可为相关工程提供借鉴。

参考文献:

- [1] 谢君斐.土壤地震液化综述[M]//魏琏, 谢君斐.中国工程抗震四十年(1949—1989).北京: 地震出版社, 1989.
- [2] 陈国兴, 吴琪, 孙苏豫, 等.土壤地震液化评价方法研究进展[J].防灾减灾工程学报, 2021, 41(4): 677-709, 733.
- [3] 中国建筑科学研究院.建筑抗震设计规范: GB 50011—2010 [S].北京: 中国建筑工业出版社, 2010.
- [4] 建设部综合勘察研究设计院.岩土工程勘察规范: GB 50021—2001 [S].北京: 中国建筑工业出版社, 2001.
- [5] SEED H B, IDRISI I M. Simplified procedure for evaluating soil liquefaction potential[J]. Journal of the soil mechanics and foundations division, 1971, 97(9): 1249-1273.
- [6] YOUD T L, IDRISI I M. Liquefaction resistance of soils: Summary report from the 1996 NCEER and 1998 NCEER/NSF workshops on evaluation of liquefaction resistance of soils[J]. Journal of geotechnical & geoenvironmental engineering, 2001, 127(4): 297-313.
- [7] BOULANGER R W, IDRISI I M. CPT and SPT based liquefaction triggering procedures [R]. California: Center for Geotechnical Modeling Department of Civil and Environmental Engineering University of California, 2014.
- [8] European Committee for Standardization. BS EN 1998-5: 2004. Eurocode 8. Design of structures resistance-Part 5: Foundations, retaining walls and geotechnical aspects[S]. London: BSI, 2004.
- [9] YOUD T L, IDRISI I M. Summary report [C]// NCEER. Proceeding of NCEER Workshop on Evaluation of Liquefaction Resistance of Soils. New York: State University of New York at Buffalo, 1997: 2-41.
- [10] ANDRUS R D. Liquefaction resistance based on shear wave velocity[C]//NCEER. Proceeding of NCEER Workshop on Evaluation of Liquefaction Resistance of Soils. New York: State University of New York at Buffalo, 1997: 89-128.
- [11] HYNES M E, OLSEN R S. Influence of confining stress on liquefaction resistance[J]. The national institute of standards and technology special publications, 1999: 167-184.
- [12] LIAO S, WHITMAN R V. Overburden correction factors for SPT in sand[J]. Journal of geotechnical engineering, 1986, 112(3): 373-377.
- [13] ROBERTSON P K, WRIDE C E. Evaluating cyclic liquefaction potential using cone penetration test[J]. Canadian geotechnical journal, 1998, 35(3): 442-459.
- [14] SEED H B, TOKIMATSU K, HARDER L F, et al. Influence of SPT procedures in soil liquefaction resistance evaluations[J]. Journal of geotechnical engineering, 1985, 111(12): 1425-1445.
- [15] KAYEN R E, MITCHELL J K, SEED R B, et al. Evaluation of SPT-, CPT-, and shear wave-based methods for liquefaction potential assessment using Loma Prieta data[C] // NCEER. Proceedings from the fourth Japan-U.S.. New York: State University of New York at Buffalo, 1992: 177-204.
- [16] SEED H B, IDRISI I M. Ground motions and soil liquefaction during earthquakes[R]. Berkeley: Earthquake Engineering Research Institute, 1982. (本文编辑 武亚庆)

(上接第 171 页)

- [4] 邓雄业. 四川红层软基的物理力学性质研究及其在工程上的应用[D]. 成都: 西南交通大学, 2010.
- [5] 徐礼华, 刘素梅, 李彦强. 丹江口水库区岩石软化性能试验研究[J]. 岩土力学, 2008, 29(5): 1430-1434.
- [6] AIT-EPPING P, DIAMOND L W, HARING M O, et al. Prediction of water-rock interaction and porosity evolution in a granitoid-hosted enhanced geothermal system, using constraints from the 5 km Basel-1 well [J]. Applied geochemistry, 2013, 38: 121-133.
- [7] 周意超, 陈从新, 刘秀敏, 等. 荆门石膏矿岩遇水软化力学特性试验研究[J]. 岩土力学, 2017, 38(10): 2847-2854.
- [8] 张秀莲, 韩宗芳, 韩文帅, 等. 南芬露天矿绿泥角闪岩吸水及强度软化规律[J]. 煤炭学报, 2018, 43(9): 2452-2460.
- [9] 朱俊杰. 滇中红层软岩水-岩作用机理及时效性变形特性研究[D]. 成都: 成都理工大学, 2019.
- [10] 李回贵, 李化敏, 汪华君, 等. 弱胶结砂岩的物理力学特征及定义[J]. 煤炭科学技术, 2017, 45(10): 1-7.
- [11] 戎虎仁, 王海龙, 曹海云, 等. 酸碱度对砂岩力学性质的影响及微观结构研究[J]. 长江科学院院报, 2019, 36(3): 116-119.
- [12] 吴顺川, 郭沛, 张诗淮, 等. 基于巴西劈裂试验的花岗岩热损伤研究[J]. 岩石力学与工程学报, 2018, 37(S2): 3805-3816.
- [13] 赵建军, 解明礼, 李涛, 等. 饱水条件下千枚岩软化效应试验分析[J]. 工程地质学报, 2017, 25(6): 1449-1454. (本文编辑 郭雪珍)